

DOI: 10.16285/j.rsm.2024.0495

液氮循环冷冲击作用下高温 花岗岩 I 型断裂特性研究

薛 熠^{1,2}, 杨博鹏¹, 刘 勇², 孙 强², 张 云³, 曹正正²

(1. 西安理工大学 岩土工程研究所, 陕西 西安 710048; 2. 河南理工大学 瓦斯地质与瓦斯治理国家重点实验室培育基地, 河南 焦作 454000;
3. 西安科技大学 能源学院, 陕西 西安 710054)

摘 要: 液氮循环压裂技术是一种环境友好且高效的新型无水压裂方法, 通过多次液氮冷却作用在干热岩中产生显著的热应力, 从而有效地对干热岩储层进行致裂和增渗。为了揭示液氮循环冷冲击作用对干热岩断裂特性及损伤特征的影响机制, 对花岗岩试样进行不同循环次数的高温加热-液氮冷却处理, 通过三点弯曲试验对处理后的花岗岩试样物理力学特性 (包括断裂韧度和破裂特征) 进行了分析。基于三维激光扫描技术和分形理论对三点弯曲试验后花岗岩断口表面形貌特征及断面粗糙度进行了定量评价。采用数值方法, 利用随机四参数生成法重构非均质花岗岩基质, 建立了热-力耦合的混合相场模型, 对不同液氮循环次数下高温花岗岩的微裂隙演化及宏观断裂过程进行模拟, 分析了液氮循环冷冲击作用对高温花岗岩宏观断裂特性的影响。试验和数值结果表明: 高温加热-液氮冷却循环作用会加剧花岗岩的损伤程度, 导致断裂韧度等力学参数显著下降。断面分形维数以及形态特征参数与循环次数呈显著正相关, 在高循环次数下断面展现出复杂曲折的宏观主裂纹扩展路径。热-力耦合混合相场模型能够有效再现高温加热-液氮冷却循环作用下花岗岩的热-力开裂行为。花岗岩的热损伤主要集中在最大拉伸应变能区域。液氮循环作用下, 高温花岗岩的微破裂主要由温度梯度和相邻矿物颗粒之间的热膨胀变形差异引起。液氮循环冷却诱导的微裂隙使得花岗岩 I 型断裂的扩展路径更加曲折和复杂。

关 键 词: 液氮; 花岗岩; 断裂韧度; 断面粗糙度; 相场法

中图分类号: TU 454

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 02-422-15

Mode I fracture characteristics of high-temperature granite under cyclic liquid nitrogen cooling

XUE Yi^{1,2}, YANG Bo-kun¹, LIU Yong², SUN Qiang², ZHANG Yun³, CAO Zheng-zheng²

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Xi'an University of Technology, Xi'an, Shaanxi 710048, China;

2. State Key Laboratory Cultivation Base for Gas Geology and Gas Control, Henan Polytechnic University, Jiaozuo, Henan 454000, China;

3. College of Energy Engineering, Xi'an University of Science & Technology, Xi'an, Shaanxi 710054, China)

Abstract: Liquid nitrogen cyclic fracturing is an environmentally friendly and efficient waterless fracturing technology that induces significant thermal stress in hot dry rock (HDR) through repeated liquid nitrogen cooling cycles, effectively enhancing fracturing and permeability in HDR reservoirs. To investigate how cyclic liquid nitrogen cooling affects the fracture characteristics and damage behavior of HDR, granite samples underwent high-temperature heating and liquid nitrogen cooling treatments with varying cycle numbers. The physical and mechanical properties, such as fracture toughness and behavior, were evaluated using three-point bending tests. Surface morphology and roughness of fracture surfaces generated during bending tests were quantitatively analyzed using three-dimensional laser scanning technology and fractal theory. Additionally, a numerical method was employed to reconstruct the heterogeneous granite matrix using a stochastic four-parameter generation approach. A thermo-mechanically coupled hybrid phase-field model was developed to simulate microcrack evolution and macroscopic fracture processes of high-temperature granite under different liquid nitrogen cycles, providing insight into the impact of cyclic cooling on macroscopic fracture behavior. Experimental and numerical results show that repeated high-temperature heating and liquid nitrogen cooling exacerbate granite

收稿日期: 2024-04-22

录用日期: 2024-08-05

基金项目: 国家自然科学基金 (No. 52274096, No. 12202353); 瓦斯地质与瓦斯治理国家重点实验室培育基地开放基金 (No. WS2023A03)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52274096, 12202353) and the Open Fund for State Key Laboratory Cultivation Base for Gas Geology and Gas Control (WS2023A03).

第一作者简介: 薛熠, 男, 1989 年生, 博士, 副教授, 主要从事煤岩体多场耦合领域的研究。E-mail: xueyi@xaut.edu.cn

通讯作者: 刘勇, 男, 1984 年生, 博士, 教授, 主要从事煤矿瓦斯灾害防治领域的研究。E-mail: yoonliu@hpu.edu.cn

damage, significantly reducing mechanical parameters such as fracture toughness. The fractal dimension of fracture surfaces and surface morphology parameters showed a significant positive correlation with cycle numbers. At higher cycle numbers, fracture surfaces displayed complex and tortuous crack propagation paths. The thermo-mechanical hybrid phase-field model accurately replicated the thermo-mechanical cracking behavior of granite under high-temperature heating and liquid nitrogen cooling. Thermal damage in granite was primarily concentrated in regions with the highest tensile strain energy. Microcracking observed in high-temperature granite during cyclic treatment was mainly driven by temperature gradients and differential thermal expansion between adjacent mineral particles. Ultimately, microcracks induced by liquid nitrogen cooling resulted in more intricate and convoluted mode I fracture propagation paths in granite.

Keywords: liquid nitrogen; granite; fracture toughness; roughness of fracture surface; phase-field method

1 引言

干热岩地热资源是一种储量丰富、可再生、清洁低碳的能源,其发展对于缓解能源危机、优化能源结构、促进生态环境可持续发展具有重要意义^[1-2]。由于干热岩储层具有致密、低渗等特征,通常采用压裂技术将其改造为增强型地热系统,从而提高热能开采效率。水力压裂是目前工业上最常用的储层改造方法,广泛应用于低渗透油气藏的增产作业^[3]。然而,水力压裂技术对水的高度依赖,容易造成储层水锁效应、环境污染等问题^[4-5]。因此,无水压裂技术被提出并逐渐得到迅速发展。液氮压裂由于其对储层的冷冲击作用被认为是一种新型高效的无水压裂技术,在干热岩地热储层改造中受到了广泛关注。当液氮与高温干热岩接触时,液氮的超低温特性(-196℃)导致岩石表面迅速冷却,两者间巨大温差诱发的热应力促使岩石内部产生大量微裂隙,在压裂过程中会形成具有良好导流能力的大规模复杂裂隙网络,能够有效提高热能的采收率^[6]。此外,与水力压裂相比,液氮压裂技术使用液氮取代水基压裂液,可以有效避免水资源浪费,降低环境污染风险^[7]。考虑到液氮压裂技术在干热岩地热资源开采中具有显著优势和广泛应用前景,研究液氮冷却对干热岩力学特性及断裂行为的影响变得至关重要。

干热岩储层往往存在温度高、强度高、地应力大等特点,采用直接压裂技术容易造成起裂压力高、换热面积小、微地震频发等问题^[8],压裂形成的裂缝一般为单一平直缝,对储层的改造效果十分有限。液氮循环压裂技术采用小排量注入-停顿的方式周期性注入液氮,可以形成更复杂、更有效的换热裂隙网络。受到循环加热和冷却的影响,储层岩石的物理力学性能会发生显著变化。Ning 等^[9]分析了0~20次热循环后花岗岩的物理力学性质,发现花岗岩的导热系数、峰值强度及弹性模量与循环次数呈负相关,岩石内部微裂纹的扩展以及表面次生裂纹的萌生和扩展是花岗岩物理力学性质劣化的主要

原因。Wu 等^[10]分析了在加热-液氮冷却循环下不同粒径花岗岩物理力学性能的演化特征,发现粒径越小的花岗岩对加热-液氮冷却循环越敏感,其物理力学性能劣化更为严重。Rong 等^[11]研究了花岗岩在不同加热-液氮冷却循环后的损伤特征,发现循环次数的增加加剧了花岗岩内部结构的损伤,但损伤仅在前几个循环过程较为突出,经过12次循环后,冷热循环对花岗岩造成的损伤逐渐减弱。断裂韧度作为衡量岩石抗裂性和储层可压裂性的重要力学指标,是储层压裂设计的基础参数之一,与裂缝起裂和扩展密切相关。冷热循环诱发的岩石内部温度变化引起的微裂纹萌生和扩展对岩石造成了不可逆热损伤,导致岩石断裂韧度发生改变。Cao 等^[12]对加热-水冷却循环处理的花岗岩进行剪切断裂力学试验,发现循环加热-水冷却导致花岗岩的断裂韧度显著降低,断裂韧度的弱化作用随循环次数的增加而减弱。Feng 等^[13]对经过风冷循环和水冷循环处理的花岗岩试样进行三点弯曲试验,分析了断裂韧度随热循环次数的演变规律,发现 I、II 型断裂韧度和混合断裂韧度随循环次数的增加而逐渐降低。

在增强型地热系统中,人工改造储层的裂缝断面形貌和粗糙度是影响流体导流能力和热交换效率的关键因素。此外,准确评估岩石断口形貌对于揭示裂纹的起裂机制和扩展轨迹至关重要。已有研究表明,断裂面形态越粗糙,越有助于构建复杂的三维裂隙网络,从而提高裂隙岩体的水力传导能力以及流体与岩体之间的热交换效率^[14-15]。Yin 等^[16]对经过循环加热-冷却处理的花岗岩断裂形貌进行了扫描和分析,发现试样延性的提高促进了粗糙断裂面的产生。Zhuang 等^[17]计算了热处理花岗岩水力压裂面的分形维数,发现裂缝表面粗糙度受温度和注水速度共同作用的影响,温度越高、速率越小,断口的分形维数越大。Li 等^[18]分析了不同处理功率和次数下微波加热花岗岩断裂面的分形维数变化特征,发现分形维数随加热时间的增加而增大。此外,通过选取合理的特征参数指标,如算术平均高度、最大高度和均方根高度,也可以定量评价岩石断面

的粗糙程度^[19]。为了更精确地表征裂缝,数值模拟、理论分析、声发射技术和数字图像相关(digital image correlation, 简称 DIC)技术等^[20-21]也被应用于岩石的断裂力学研究。Wang 等^[22]提出了一种基于共轭键的三维近似模型来模拟脆性固体中的裂纹萌生和扩展。Fan 等^[23]利用声发射 b 值研究了典型层状岩石 II 型断裂损伤过程中的裂纹扩展模式。

为了准确评价液氮循环压裂对干热岩储层地热开采效率的强化作用,有必要对高温加热和液氮冷冲击循环作用下花岗岩的力学特性和断裂特征开展进一步研究。研究断裂韧度、微裂纹分布及断面形貌的演化,对于优化压裂设计和提高地热资源开采效率具有重要意义。通过准确评估断裂韧度,可以优化压裂液的注入压力和流量,从而提高压裂效率。分析微裂纹的分布及其扩展路径的动态演化,有助于预测和控制裂缝的扩展,进而制定更加精细化和科学化的压裂方案。本文进行了花岗岩试样的加热-液氮冷却循环试验和数值模拟研究。通过三点弯曲试验测定了高温加热-液氮冷却循环处理后花岗岩试样的力学特性,采用三维激光扫描仪和分形理论对花岗岩的断面粗糙度进行了定量评价。基于热-力耦合混合相场数值模型,对经过高温加热-液氮冷却循环处理后的花岗岩微裂隙演化及宏观断裂模式进行了分析。研究结果可为液氮循环压裂技术在干热岩储层压裂改造中的应用提供理论支持。

2 试验方法及材料

2.1 试验制备

本文试验所采用的花岗岩试样取自江苏省徐州市。岩石材料为粗粒花岗岩,基质均匀,表观颜色呈银白色并含黑斑。使用专用设备对岩石进行切割和开槽。选取的人工切割裂隙宽度为 1 mm,长度为 14 mm,裂隙顶端切割成圆弧形,以便尽可能贴近自然裂隙的形状,所得的半圆盘花岗岩几何形状如图 1 所示,详细尺寸如表 1 所示。

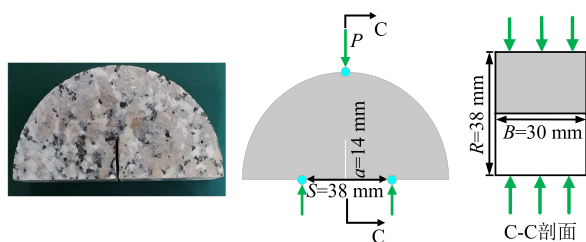


图 1 花岗岩试样的几何尺寸和加载条件

Fig.1 Geometry and loading conditions of test granite specimens

表 1 半圆盘花岗岩试样的几何尺寸

Table 1 Geometry of semicircular disk granite specimen

半径 R / mm	厚度 B / mm	裂纹长度 a / mm	跨度 S / mm
38	30	14	38

为了消除花岗岩试样离散性对试验结果的影响,对试样进行波速和密度测量,选取具有相似 P 波速度和密度的试样进行试验。

2.2 试验设备

试验所采用的主要设备见图 2。采用 XMA-200 电热恒温干燥箱加热,输出功率为 2 000 W,控温范围为 35~300 °C,控温精度为 ± 1 °C。三点弯曲试验采用 CSS-44100 万能试验机。该试验机可提供的压力峰值为 100 kN,且控制精度较高,试验时不需要给定预应力,可自主完成接触时力和位移的清零,从而获得精确的荷载-位移曲线;位移控制可以精确到 0.001 mm,参数设定后可自动完成试验直至试样破坏。断裂面扫描采用 VR-5000 系列 3D 轮廓仪。该设备的最大分辨率为 160 倍放大,变焦范围为 1~4 倍,其中载物台 XY 行程范围为 184 mm $\times$ 88 mm, Z 行程范围为 73 mm。

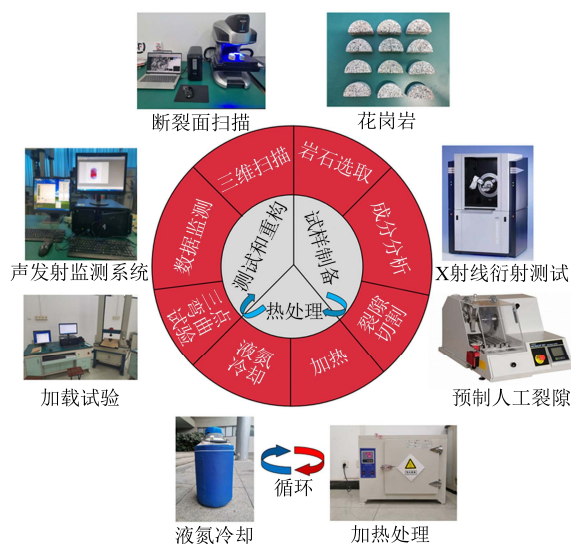


图 2 试验设备及试验流程

Fig.2 Experimental procedure and instruments

2.3 试验方案

整个试验方案主要包含以下两部分:

(1) 高温加热-液氮冷却循环处理

考虑到干热岩储层温度一般在 150~500 °C 之间^[24],本次试验中花岗岩试样的加热温度设置为 300 °C。花岗岩的高温加热-液氮冷却循环处理试验

方案如图 3 所示。首先将花岗岩试样置于干燥箱内, 以 $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 的速率进行加热。加热至 $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ 后, 试样在干燥箱内继续保持恒温 3 h , 以确保试样内部充分受热。加热完成后, 立即将高温花岗岩试样放入液氮罐 ($-196\text{ }^{\circ}\text{C}$) 中进行冷却处理, 冷却时间为 1 h 。将整个高温加热-液氮冷却过程为 1 次循环。所有花岗岩试样按不同工况分为 6 组 (3 次循环、5 次循环、7 次循环、9 次循环、15 次循环和 20 次循环)。

(2) 三点弯曲试验

采用 CSS-44100 万能试验机对高温加热-液氮循环后的花岗岩试样进行三点弯曲试验。为了获得花岗岩的 I 型静态断裂韧度, 采用位移加载方式。在加载过程中, 实时记录花岗岩试样的轴向荷载、轴向位移和加载时间。

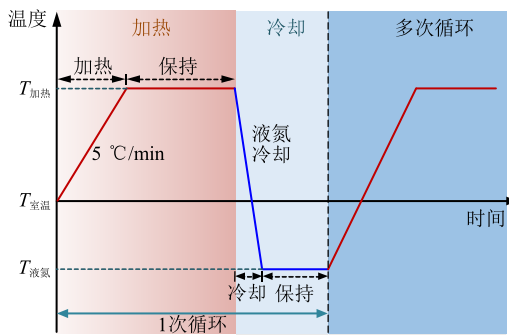


图 3 高温加热-液氮冷却循环处理示意图

Fig.3 Schematic of high-temperature heating and liquid nitrogen cooling cycle processing

3 试验结果分析

3.1 断裂韧度

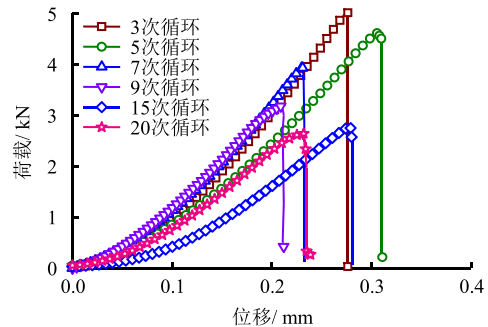
不同高温加热-液氮冷却循环次数下花岗岩的荷载-位移曲线如图 4(a)所示。随着循环次数的增加, 花岗岩的峰值强度呈逐渐降低趋势。低温液氮对高温花岗岩产生了强烈的冷冲击效果, 诱发的热应力对其内部结构造成损伤, 导致其力学性能显著下降。此外, 不同循环次数下的荷载-位移曲线在峰前阶段没有出现明显的塑性屈服现象, 花岗岩仍表现为脆性破坏特征。I 型断裂韧度 K_{IC} 与峰值强度密切相关, 计算式为

$$K_{IC} = \frac{P_{\max} \sqrt{\pi a}}{2RB} Y_I \quad (1)$$

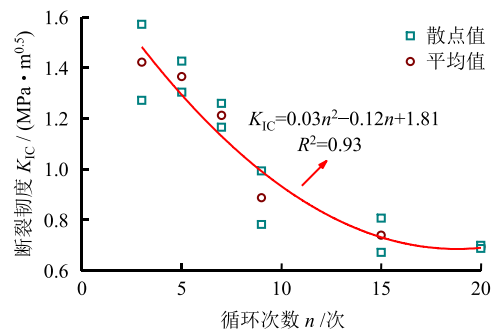
$$Y_I = -1.297 + \frac{9.516S}{2R} - \left(0.47 + 16.457 \frac{S}{2R} \right) \frac{a}{R} + \left(1.071 + 34.401 \frac{S}{2R} \right) \frac{a^2}{R^2} \quad (2)$$

式中: $P_{\max}$ 为荷载-位移曲线中的峰值荷载; Y_I 为量纲强度因子, 其值通过花岗岩试样的尺寸决定。

图 4(b)给出了花岗岩断裂韧度随循环次数的变化趋势。经过 3 次循环后, 试样的平均断裂韧度为 $1.43\text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$; 经过 9 次循环后, 试样的平均断裂韧度降至 $0.89\text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, 降低幅度为 37.8%。当循环次数从 9 次增加到 20 次时, 断裂韧度下降到 $0.70\text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, 下降了 21.3%。采用非线性函数对断裂韧度随循环次数的演化进行拟合, 可以发现在最初几次循环中断裂韧度快速下降, 表明高温加热-液氮冷却对试样造成的损伤在迅速增加。当液氮与高温花岗岩接触时, 液氮的冷却作用促使岩石表面迅速变形收缩, 形成拉应力。当应力超过强度极限时, 微裂隙开始萌生和扩展, 导致岩石基质受损。随着液氮的循环作用, 微裂隙的发育扩展为液氮向岩石内部的进一步渗透提供了通道, 液氮在试样内部的作用范围逐步扩大, 损伤效果不断增强。



(a) 荷载-位移曲线



(b) 断裂韧度

图 4 不同高温加热-液氮冷却循环次数下花岗岩的力学特征
Fig.4 Mechanical properties of granite under different high-temperature heating-liquid nitrogen cooling cycle numbers

3.2 断裂路径与表面粗糙度

三点弯曲试验下, 不同高温加热-液氮冷却循环次数花岗岩的宏观断裂形态如图 5 所示。可以明显看出, 液氮作用后宏观主裂纹呈曲折型, 表现出剪切和拉伸混合破坏特征。随着循环次数的增加,

花岗岩内部出现不同程度的热损伤。在三点弯曲试验加载阶段,宏观主裂隙的扩展遵循最小能量消耗准则,裂纹在扩展过程中会优先向薄弱区域延伸。因

此,热损伤微裂纹影响了主裂纹的扩展过程,使得断裂扩展路径更为曲折复杂,同时伴有少量次生裂纹的产生。

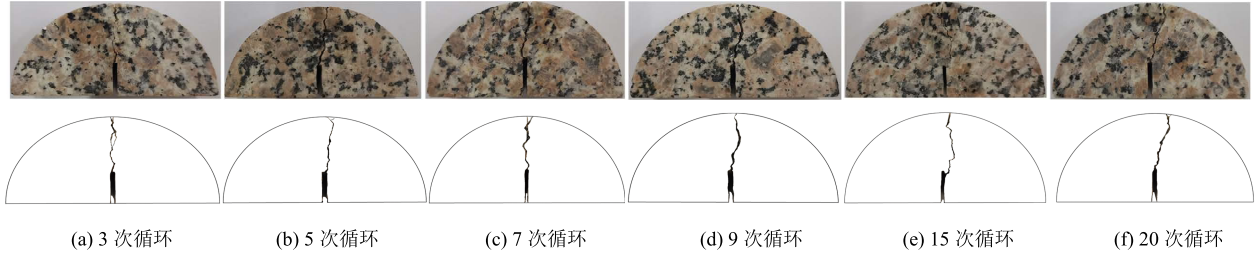


图5 花岗岩的宏观断裂形态
Fig.5 Macrofracture patterns of granite

断裂面特征反映出岩石破坏过程中裂纹的起裂、发育和扩展等关键信息。分形几何理论可以用来描述断口形貌的不规则性和复杂性。采用 VR-5000 激光扫描仪对三点弯曲加载后的试样断裂面进行三维扫描分析,并将裂缝扩展平面进行数字化重建。基于分形理论计算试样断口表面的分形维数。

盒维数计算方法^[25]如下:对于给定的断裂面,采用边长为 δ 的正方体(盒子)来覆盖其表面,计算出所需盒子的总数 $N(\delta)$ 。不断改变盒子边长 δ 的值会得到一系列 $N(\delta)$,此时断裂表面的分形维数 D 可通过下式计算:

$$D = -\lim_{\delta \rightarrow 0} \frac{\ln N(\delta)}{\ln \delta} \quad (3)$$

断裂面数字化后,获得断面任意位置的空间三维坐标信息 (x, y, z) 。将断裂面在 xoy 内的投影平面划分成 $m \times m$ 的网格,每个正方形单元内四点对应在空间断裂面上的高度坐标分别表示为 $h_1(i, j)$ 、 $h_2(i, j)$ 、 $h_3(i, j)$ 和 $h_4(i, j)$ (其中, $1 \leq i, j \leq m-1$)。这四点所围成的断裂面可被 $N_{i,j}$ 个边长为 δ 的立方体所覆盖,对 $N_{i,j}$ 取整运算(INT)后,可表示为

$$N_{i,j} = \text{INT} \left\{ \frac{1}{\delta} [\max(h_1(i, j), h_2(i+1, j), h_3(i, j+1), h_4(i+1, j+1)) - \min(h_1(i, j), h_2(i+1, j), h_3(i, j+1), h_4(i+1, j+1))] + 1 \right\} \quad (4)$$

覆盖整个断裂面所需的盒子总数表示为

$$N(\delta) = \sum_{i,j=1}^{m-1} N_{i,j} \quad (5)$$

根据不同的盒子尺寸 δ 获得相应的盒子总数 $N(\delta)$,并绘制相关的对数图 $\ln \delta - \ln N(\delta)$ 。断面分形维数 D (盒维数)即为 $\ln N(\delta)$ 和 $\ln \delta$ 线性拟合的斜率绝对值。

不同循环次数下花岗岩的断口形貌及断面分形维数计算结果如图6所示。断口形貌图中的颜色对应断面的高度坐标,直观反映了断口形貌随高度的变化特征。可以发现,所有试样线性拟合结果的决定系数 R^2 均大于0.99,表明循环冷冲击后高温花岗岩断面的分形特征表现出良好的自适应特性。图7给出了不同循环次数下花岗岩断面的分形维数演化规律。随着循环次数的增加,花岗岩试样的分形维数呈递增趋势。当高温加热-液氮冷却循环次数由3次增加到9次时,分形维数增长率最大达3.83%,而当循环次数由9次增加到20次时,分形维数的增长率仅为1.05%。

选取合适的断裂面形态特征参数可以评估断裂面的复杂性和粗糙度。常用的特征参数有均方根高度 S_q 、算术平均高度 S_a 、最大高度 S_z 以及峰顶点密度 S_{pd} 等,计算公式如下:

$$S_a = \frac{1}{A} \iint_A |z(x, y)| dx dy \quad (6)$$

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_A |z^2(x, y)| dx dy} \quad (7)$$

$$S_z = S_p + S_v \quad (8)$$

$$S_p = \max_A z(x, y) \quad (9)$$

$$S_v = |\max_A z(x, y)| \quad (10)$$

$$S_{pd} = \frac{N_p}{A} \quad (11)$$

式中: S_v 为最大谷深; S_p 为最大峰高; x 、 y 分别为区域内测量点的平面投影坐标; $z(x, y)$ 为对应坐标的高度函数; N_p 为表面上峰顶点(局部极大值点)的总数; A 为表面区域的总面积。

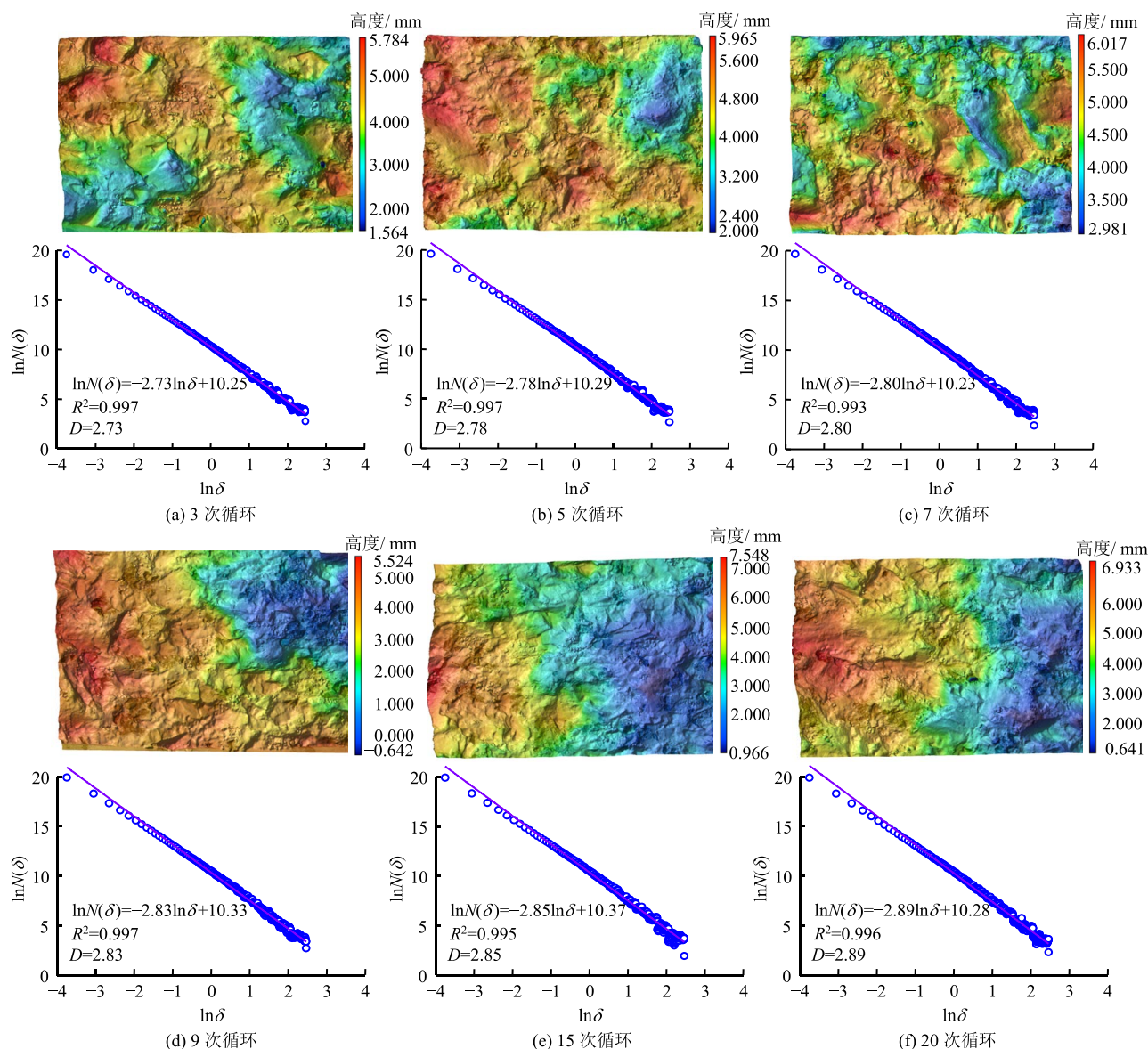


图 6 断面扫描及分形维数拟合

Fig.6 Fracture surface scanning and fractal dimension fitting

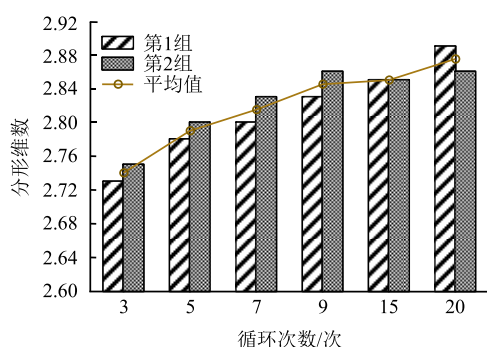


图 7 花岗岩的平均断面分形维数

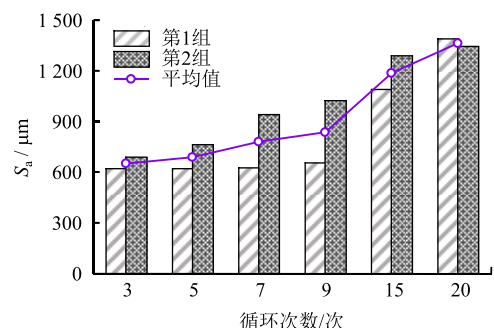
Fig.7 Average fractal dimension of fracture surface in granite

不同循环次数下断裂面参数的演化规律如图 8 所示。 S_a 、 S_z 、 S_q 和 S_{pd} 等参数总体变化趋势基本一致, 均随循环次数的增加而增大。特征参数值越

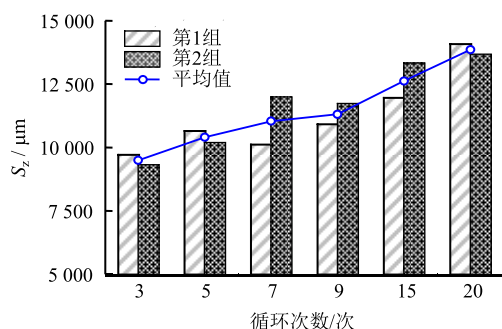
大, 意味着断面粗糙度越大。通过对比上述 4 个特征参数的变化幅度, 可以发现在不同循环次数下, 最大高度 S_z 和均方根高度 S_q 的增长幅度基本同步。在 15 次循环处, 算术平均高度 S_a 和峰顶点密度 S_{pd} 的增长幅度明显增大。一般而言, 花岗岩内部结构损伤越严重, 断裂面越复杂。这表明液氮冷却循环处理会加剧高温花岗岩的损伤程度, 有助于在压裂过程中形成更复杂的裂隙网络, 提升花岗岩的渗透性。因此, 使用液氮循环压裂可以有效增加干热岩储层的换热面积, 提高热能提取效率和采热量。

图 9 展示了不同高温加热-液氮冷却循环次数下花岗岩断裂特性的变化规律。随着循环次数的增加, 花岗岩的断裂韧度与断面粗糙度呈现相反的演化特征。随着高温加热-液氮冷却循环次数的增加, 花岗岩的断裂韧度逐渐降低, 而分形维数逐渐增加,

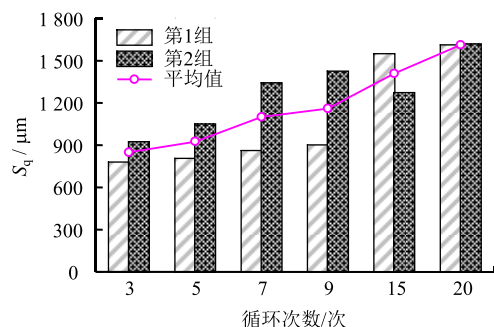
这意味着花岗岩抵抗裂纹扩展的能力不断减弱。液氮冷却循环处理对高温岩石内部结构造成了严重的冷冲击损伤, 损伤程度影响了断裂韧度与断面粗糙度的变化。



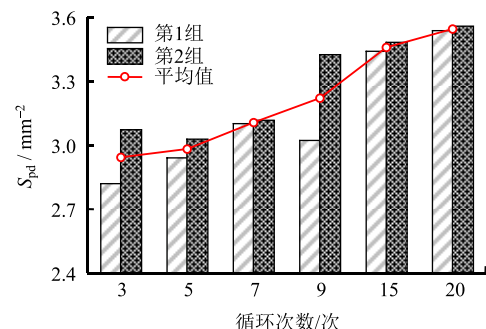
(a) 算术平均高度 S_a



(b) 最大高度 S_z



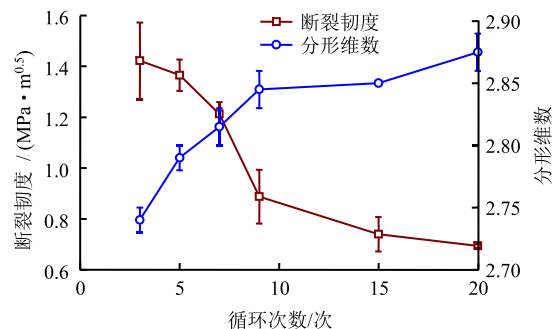
(c) 均方根高度 S_q



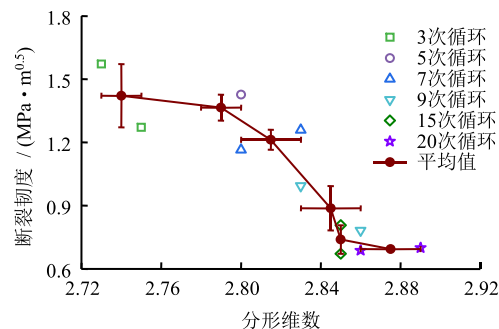
(d) 峰点密度 S_{pd}

图 8 花岗岩的断裂面特征参数演化曲线

Fig.8 Evolution curves of characteristic parameters of fracture surfaces in granites



(a) 断裂韧度与分形维数



(b) 断裂韧度与分形维数的相关性

图 9 花岗岩的断裂韧度与分形维数

Fig.9 Fracture toughness and fractal dimension of granite

4 基于相场法的花岗岩热破裂数值模拟

4.1 热-力耦合混合相场断裂模型

4.1.1 温度场控制方程

高温加热-液氮冷却循环处理过程中, 花岗岩的热传递主要由热扩散方程控制, 其遵循能量平衡和热流平衡, 可表示为

$$c_p \rho_s \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k_m \nabla T) + q^* = 0 \quad (12)$$

式中: T 为温度; t 为时间; c_p 、 ρ_s 和 k_m 分别为岩石的比热容、密度和热传导系数; ∇T 为温度变化率; q^* 为热源。

花岗岩的热传导系数 k_m 在冷热交替循环过程中受相场 ϕ 的影响, 可表示为^[26]

$$k_m = [\omega(g(\phi) - 1) + 1] k_{m,0} \quad (13)$$

式中: ω 为热传导系数 k_m 受裂纹影响的情况, 当 $\omega = 0$ 时表示热通量不受裂纹影响, 当 $\omega = 1$ 时意味着裂纹中没有热量传递; $k_{m,0}$ 为岩体未破裂区域的热传导系数; $g(\phi)$ 为刚度退化函数, 可以表示为 $g(\phi) = (1 - \eta)(1 - \phi)^2 + \eta$, 其中 $0 < \eta \ll 1$ 用以防止数值模型出现奇异性。

花岗岩与外界的热量交换由两种不同类型的热边界 (Dirichlet 边界 $\partial\Omega_D$ 和 Neumann 边界 $\partial\Omega_N$) 控制:

$$\left. \begin{aligned} T &= \bar{T} \rightarrow \partial\Omega_D \\ \mathbf{n}^T \cdot (-k_m \nabla T) + h(T - \bar{T}) &= q^* \rightarrow \partial\Omega_N \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中: $\bar{T}$ 为给定边界温度; $\mathbf{n}^T$ 为面外法向量; h 为热对流系数。

$$L(\mathbf{u}, T, \phi) = \underbrace{\int_{\Omega} \rho c_p [T \ln(T/T_0) + (T_0 - T)] d\Omega}_{E_T} - \underbrace{\int_{\Omega} \psi_e(\boldsymbol{\varepsilon}_e) d\Omega}_{E_e} - \underbrace{\int_{\Omega} G_c \gamma(\phi, \nabla \phi) d\Omega}_{E_f} + \underbrace{\int_{\Omega} \mathbf{b}^* \cdot \mathbf{u} d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{t}^* \cdot \mathbf{u} dS}_{E_{ext}} \quad (15)$$

式中: $\mathbf{u}$ 、 $\mathbf{b}^*$ 、 $\mathbf{t}^*$ 分别为指定的位移矢量、体力、面力和温度; T_0 为初始温度; $\psi_e(\boldsymbol{\varepsilon}_e)$ 为弹性应变能密度; $\boldsymbol{\varepsilon}_e$ 为弹性应变张量; G_c 为临界能量释放率, 可采用断裂韧性 K_{IC} 表示为 $G_c = (1 - \nu^2) K_{IC}^2 / E$, E 为弹性模量, ν 为泊松比; $\gamma(\phi, \nabla \phi)$ 为单位体积的裂纹表面密度。

考虑热弹性体在断裂过程中的弹性应变能密度受刚度弱化的影响, $\psi_e(\boldsymbol{\varepsilon}_e)$ 可表示为

$$\psi_e(\boldsymbol{\varepsilon}_e) = g(\phi) \psi_e^+(\boldsymbol{\varepsilon}_e) + \psi_e^-(\boldsymbol{\varepsilon}_e) \quad (16)$$

式中: ψ_e^+ 和 ψ_e^- 分别为拉伸和压缩弹性能密度, 可表示为

$$\psi_e^{\pm}(\boldsymbol{\varepsilon}_e) = \frac{\lambda}{2} \left\langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_e^{\pm}) \right\rangle_{\pm}^2 + \mu \left[(\boldsymbol{\varepsilon}_e^{\pm})^2 \right] \quad (17)$$

式中: λ 和 μ 为拉梅常数; tr 为迹运算, 表示取矩阵的主对角线元素之和; $\boldsymbol{\varepsilon}_e^{\pm}$ 为弹性应变张量的分解, 其中上标+和-分别表示拉伸和压缩部分。

考虑线弹性体受温度的影响产生热应变, 此时弹性应变张量 $\boldsymbol{\varepsilon}_e$ 可表示为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_e = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_T \quad (18)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}$ 为总应变张量, $\boldsymbol{\varepsilon} = [(\nabla \mathbf{u})^T + \nabla \mathbf{u}] / 2$; $\boldsymbol{\varepsilon}_T$ 为热应变张量, $\boldsymbol{\varepsilon}_T = \boldsymbol{\alpha}_T (T - T_0)$, $\boldsymbol{\alpha}_T$ 为热膨胀系数张量。

为了确保裂纹的萌生和扩展仅由弹性应变能的拉伸部分驱动, 采用主应变谱分解法对弹性应变张量进行分解^[27]:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_e^{\pm} = \sum_{a=1}^2 \langle \boldsymbol{\varepsilon}_{e,b} \rangle_{\pm} \mathbf{n}_a \otimes \mathbf{n}_a \quad (19)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}_{e,b}$ 为弹性主应变; $\langle \cdot \rangle$ 为麦考利符号, $\langle \boldsymbol{\varepsilon}_{e,b} \rangle_{\pm} = (\boldsymbol{\varepsilon}_{e,b} \pm |\boldsymbol{\varepsilon}_{e,b}|) / 2$; $\mathbf{n}_a$ 为主应变的方向; α 取 1 和 2, 对应二维空间中的两个主应变方向。

断裂能 E_f 取决于能量释放率 G_c 和裂纹表面密度 $\gamma(\phi, \nabla \phi)$ 的乘积^[28]:

4.1.2 热-力耦合混合相场控制方程

考虑一个任意二维热弹性体 $\Omega \subset \mathbf{R}^2$, $\mathbf{R}^2$ 代表二维实数域, Ω 是二维实数域上的一个区域, 其中包含 Dirichlet 边界 $\partial\Omega_D$ 、Neumann 边界 $\partial\Omega_N$ 和内部预先存在的不连续裂纹 Γ , 这里的尖锐裂纹 Γ 可以用相场变量 ϕ 近似表示为弥散裂纹。忽略惯性力的影响, 热弹性体 Ω 的总能量泛函 L 由热能 E_T 、弹性能 E_e 、断裂能 E_f 和外力功 E_{ext} 共同表示。

$$E_f = \int_{\Omega} G_c \gamma(\phi, \nabla \phi) d\Omega = \int_{\Omega} G_c \left(\phi^2 / 2l_m + l_m |\nabla \phi|^2 / 2 \right) d\Omega \quad (20)$$

式中: l_m 为长度尺寸参数。

将式 (17)、(20) 代入式 (15), 此时修正后的总能量泛函为

$$L(\mathbf{u}, T, \phi) = \underbrace{\int_{\Omega} \rho c_p [T \ln(T/T_0) + (T_0 - T)] d\Omega}_{E_T} - \underbrace{\int_{\Omega} [g(\phi) \psi_e^+(\boldsymbol{\varepsilon}_e) + \psi_e^-(\boldsymbol{\varepsilon}_e)] d\Omega}_{E_e} - \underbrace{\int_{\Omega} G_c \left(\phi^2 / 2l_m + l_m |\nabla \phi|^2 / 2 \right) d\Omega}_{E_f} + \underbrace{\int_{\Omega} \mathbf{b}^* \cdot \mathbf{u} d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{t}^* \cdot \mathbf{u} dS}_{E_{ext}} \quad (21)$$

由于相场法中裂纹的萌生以及扩展被视为一个拉格朗日能量泛函的最小化过程, 因此, 令式 (21) 的一阶变分为 0, 可以得出

$$\begin{aligned} \delta L(\mathbf{u}, T, \phi) = & - \underbrace{\int_{\Omega} (\nabla \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b}^*) \delta \mathbf{u} d\Omega}_{\text{位移}} - \underbrace{\int_{\Omega} \left\{ \rho c_p \ln(T/T_0) + g(\phi) \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\alpha}_T \right\} \delta T d\Omega}_{\text{温度}} - \\ & \underbrace{\int_{\Omega} \left\{ -2(1-\eta)(1-\phi) \psi_e^+(\boldsymbol{\varepsilon}_e) + G_c \phi / l_m - G_c l_m \nabla^2 \phi \right\} \delta \phi d\Omega}_{\text{相场}} \end{aligned} \quad (22)$$

式中: $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力张量, 可表示为

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma} = & \left[(1-\eta)(1-\phi)^2 + \eta \right] \frac{\partial \psi_e^+(\boldsymbol{\varepsilon}_e)}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_e} + \frac{\partial \psi_e^-(\boldsymbol{\varepsilon}_e)}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_e} = \\ & \left[(1-\eta)(1-\phi)^2 + \eta \right] \left[\lambda \langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_e) \rangle_{+} \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon}_e^{+} \right] + \\ & \lambda \langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_e) \rangle_{-} \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon}_e^{-} \end{aligned} \quad (23)$$

式中: $\mathbf{I}$ 为单位张量。

从式 (22) 可获得热-力耦合相场控制方程:

$$\nabla \left[\mathbf{D} : \left(\frac{(\nabla \mathbf{u})^T + \nabla \mathbf{u}}{2} + \alpha_T (T_0 - T) \right) \right] + \mathbf{b}^* = 0 \quad (24)$$

$$\left[\frac{2l_m(1-\eta)\psi_c^+}{G_c} + 1 \right] \phi - l_m^2 \Delta \phi = 2l_m(1-\eta) \frac{\psi_c^+}{G_c}$$

式中： $\mathbf{D}$ 为四阶弹性张量。这里采用混合相场模型表征相场的变化对线弹性体刚度的影响，即 $\mathbf{D} = g(\phi) \mathbf{D}_0$ ，其中 $\mathbf{D}_0$ 为未损伤区域的弹性张量^[29]。

由于裂纹的萌生以及扩展是不可逆的，即相场单调递增。因此，需要建立局部的历史应变能满足相应要求：

$$H_s(\mathbf{x}, t) = \max_{\beta \in (0, t)} \psi_c^+(\mathbf{x}, \beta) \quad (25)$$

式中： H_s 为历史最大拉伸应变能密度函数； $\mathbf{x}$ 为二维弹性域中任意一点的位移矢量； β 为时间变量，取值范围为 $[0, t]$ 。

将式(25)代入式(24)，热-力耦合相场控制方程重新改写为

$$\nabla \left[\mathbf{D} : \left(\frac{(\nabla \mathbf{u})^T + \nabla \mathbf{u}}{2} + \alpha_T (T_0 - T) \right) \right] + \mathbf{b}^* = 0 \quad (26)$$

$$\left[\frac{2l_m(1-\eta)H_s}{G_c} + 1 \right] \phi - l_m^2 \Delta \phi = 2l_m(1-\eta) \frac{H_s}{G_c}$$

基于 COMSOL Multiphysics 有限元软件实现热-力耦合相场模型的求解过程。传热模块、固体力学模块、局部历史应变模块和相场模块组成了花岗岩热开裂的热-力耦合相场模型。图 10 详细描述了花岗岩热-力耦合相场模型在分离求解过程的具体实施细节。

4.2 热-力耦合作用下花岗岩 I 型断裂演化规律

采用热-力耦合混合相场法模拟不同高温加热-液氮冷却循环次数后花岗岩的热破裂行为及其对 I 型断裂扩展路径的影响。参照 2.3 节试验方案，将数值模拟过程分为两个步骤进行模拟。首先，将花岗岩加热到指定的初始温度 300 °C，进行液氮（-196 °C）冷却处理。按循环次数 3、5、7、9、15、20 次重复此过程。其次，模拟不同循环次数处理后的花岗岩在三点弯曲力学试验中的 I 型断裂扩展过程。

4.2.1 模型构建

根据 2.1 节试验所采用的花岗岩几何尺寸建立如图 11(a)所示的几何模型。为了考虑模型的收敛性以及计算成本，基于平面应变假设条件建立一个二维模型，用来模拟花岗岩高温加热-液氮冷却循环处

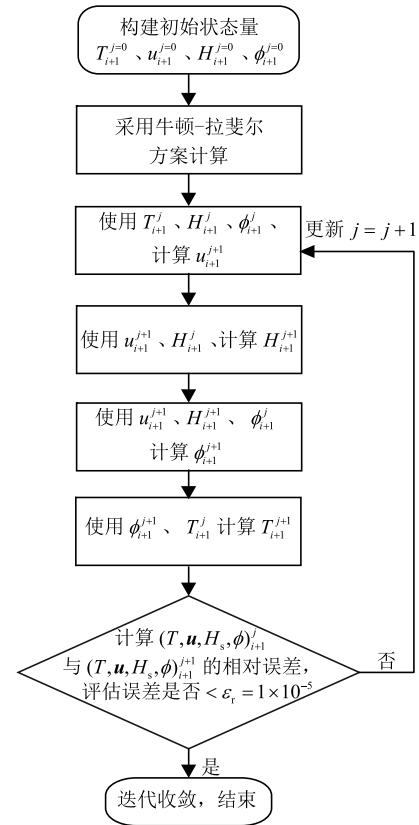


图 10 花岗岩热-力耦合相场断裂的分离求解流程图
Fig.10 Isolated solution process for coupled thermo-mechanical phase-field fracture in granites

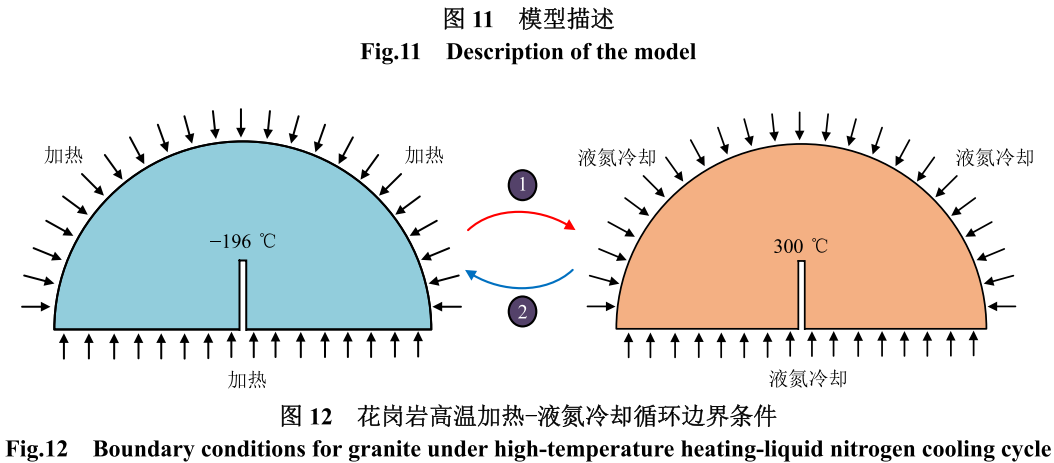
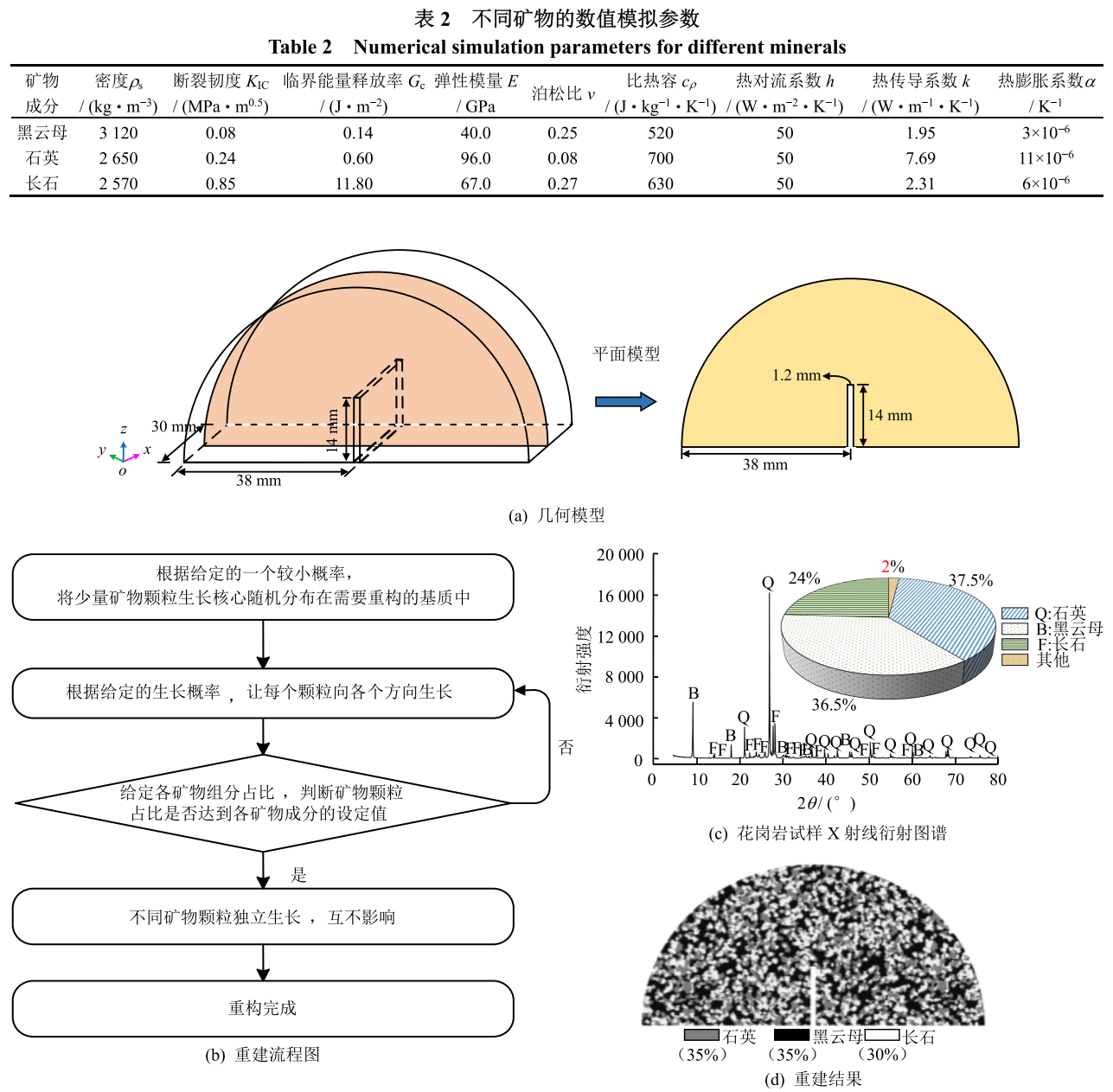
理、三点弯曲试验开裂全过程。为了准确表征花岗岩的非均质材料特性，采用随机四参数生成法重建宏观尺度的花岗岩基质。重建流程如图 11(b)所示，首先，利用分布概率在网络系统中随机定位少量初始生长核心；其次，在给定不同方向生长概率的情况下，允许生长核心朝各个方向生长，直到生长阶段的比例部分达到矿物指定值。为了获得花岗岩基质的矿物组成比例，利用 X 射线衍射仪对试验所采用的花岗岩样品进行矿物成分分析，花岗岩的主要矿物成分包含石英（37.5%）、黑云母（36.5%）、长石（24%）以及少量其他矿物（2%）。因此，选取含量较高的前 3 种矿物作为花岗岩基质重建矿物组成成分，石英、黑云母、长石的比例分别设定为 35%、35%、30%。表 2 给出了不同矿物成分的模拟参数，这些参数通过已有文献^[30-32]获得。

4.2.2 热-力耦合作用下花岗岩微裂纹扩展规律

模型所有外边界设置为热对流条件，用来模拟高温加热-液氮冷却循环处理过程，如图 12 所示。与试验方案保持一致，采用 5 °C/min 的温度增量将模型均匀加热至指定初始温度（300 °C），随后设置外部温度 -196 °C 应用于模型的全部外表面，用来

模拟高温花岗岩受液氮冷却处理的过程。给定模型长度尺寸参数 $l_0=0.005\text{ mm}$ ，采用自由三角形单元对半圆盘花岗岩试样进行离散化处理，最大单元特征尺寸 $h_{\max}=l_0/2$ 。时间步长增量固定为 0.05 s 。

花岗岩经过不同高温加热-液氮冷却循环次数后的微裂纹分布如图 13 所示，蓝色部分表示微裂



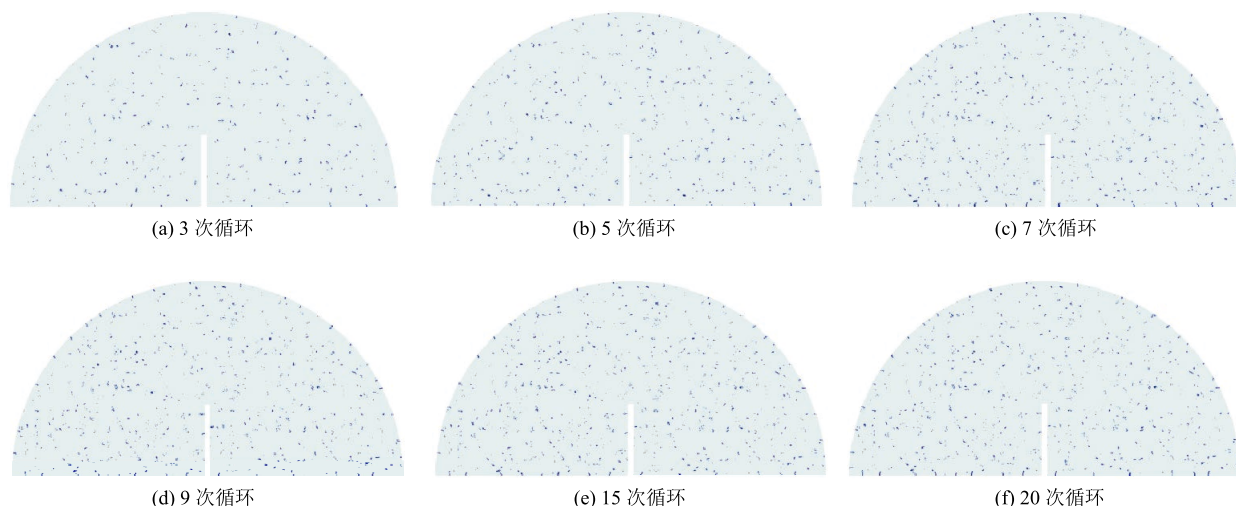


图 13 花岗岩的微裂纹分布

Fig.13 Distribution of microcracks in granite

纹,灰色部分表示花岗岩基质。随着循环次数的增加,微裂纹数量呈逐渐增加的趋势,特别是在前9次循环过程中,微裂纹数量的增加较为显著。在高温加热-液氮冷却处理反复作用下,花岗岩不同区域的受力和冷却速率存在差异,导致局部区域温度的非均匀分布,形成陡峭的热梯度。同时,由于不同矿物颗粒的热膨胀系数差异较大,在高温加热和液氮冷却过程中,矿物颗粒的热膨胀量也表现出显著差异。这些因素导致花岗岩内部颗粒之间的变形不协调,诱发热应力,当局部应力超过矿物颗粒的破坏强度时,热破裂现象发生,微裂纹开始萌生和扩展。

为了定量描述花岗岩内部的损伤程度随不同高温加热-液氮冷却循环次数的演化特征,绘制了不同循环次数下花岗岩的热损伤面积演化曲线,如图14所示。损伤面积定义为相场 $\phi > 0.95$ 的局部面积之和。随着循环次数的增加,损伤面积呈现快速增长阶段、缓慢增长阶段和稳定阶段3个变化阶段。在3次循环作用下,损伤面积迅速增大,表现出明显的循环作用损伤累积效应。由于岩石内部矿物颗粒在加热和液氮冷却处理过程中受到膨胀应力和收缩应力的交替作用,导致矿物内部结构破坏或矿物颗粒之间的黏结失效,从而造成损伤面积显著增加。

随着循环次数从3次增加到9次,损伤面积的增长速度逐渐减缓,但仍保持较明显的上升趋势。9次循环之后,损伤面积的增加幅度相对较小,随着循环次数的增加呈现缓慢增长的趋势。这归因于前期循环过程中损伤的累积和微裂纹的发育扩展。试样内部已经存在数量较多、分布相对均匀的微裂纹,这些微裂纹可以在一定程度上分散应力,弱化局部区域的应力集中,从而减缓损伤面积的增长。

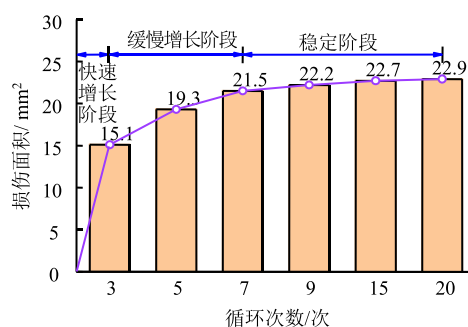


图 14 花岗岩的热损伤面积演化

Fig.14 Area evolution of thermal damage in granite

4.2.3 花岗岩三点弯曲宏观断裂特征

接下来,进一步模拟不同高温加热-液氮冷却循环次数下的花岗岩试样在三点弯曲试验中的I型断裂扩展过程。为了便于将模拟结果和试验结果进行比较,所选取的模型边界条件与试验方案保持一致。如图15所示,下边界两侧中心采用辊支撑约束,顶端的准静态位移加载速率 $\bar{u}$ 始终保持0.02 mm/min。模型的尺寸参数和网格参数设置与4.2.2节相同。

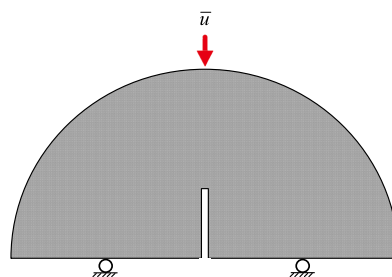


图 15 花岗岩三点弯曲模拟试验边界条件

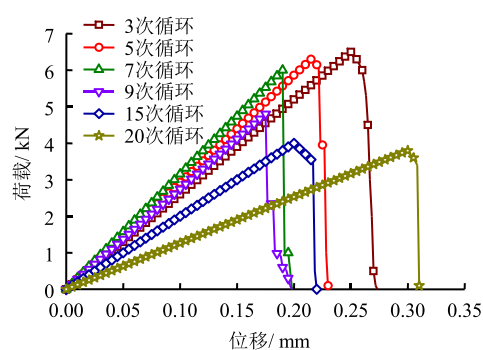
Fig.15 Boundary conditions for granite during three-point bending simulation tests

模拟得到的荷载-位移曲线和断裂韧度如图 16 所示。由图可以观察到花岗岩的峰值荷载随循环次数的增加而不断减小, 与试验结果的变化趋势基本一致。依据不同循环次数下 (3、5、7、9、15、20 次) 的峰值荷载, 计算得到的断裂韧度分别为 2.51、2.43、2.32、1.85、1.54、1.47 $\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ 。

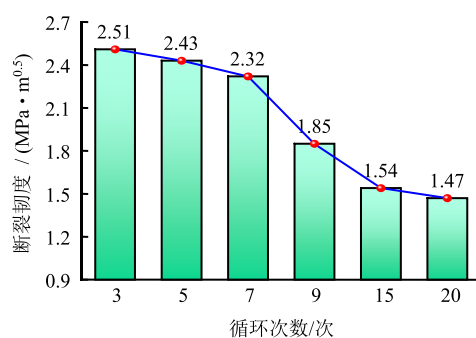
随着循环次数的增加, 花岗岩的 I 型断裂韧度呈明显下降趋势, 循环次数对花岗岩的力学性能影响显著。尤其在 20 次循环工况下, 花岗岩的断裂韧度仅为 3 次循环工况的 58%。花岗岩在冷热循环作用下产生了较多的热致微裂纹, 且这些微裂纹的尺

寸和数量会随着循环次数的增加而不断增大, 加剧岩石的损伤。这种损伤效应使得岩石内部的矿物颗粒在外部荷载作用下更容易发生变形和位移, 例如矿物颗粒间的相对位移、位错的形成和移动等, 从而严重削弱岩石在加载时所能承受的有效应力。

图 17 展示了不同高温加热-液氮冷却循环次数下花岗岩的 I 型断裂扩展过程。随着循环次数的增加, 断裂扩展路径发生了显著变化。当花岗岩经过 3 次和 5 次循环处理后, 在外部荷载作用下, 初始开裂阶段的宏观主裂隙主要沿预制缺口尖端的径向方向扩展。随着主裂隙穿过试样中心位置, 裂纹扩



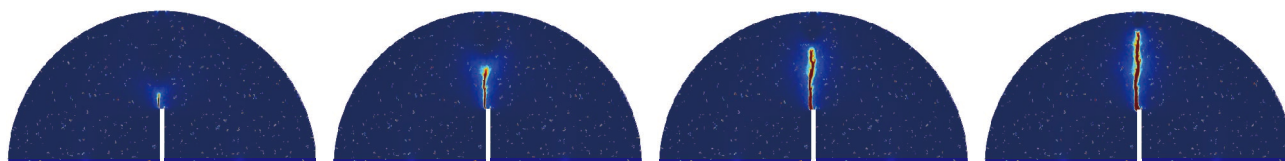
(a) 荷载-位移曲线



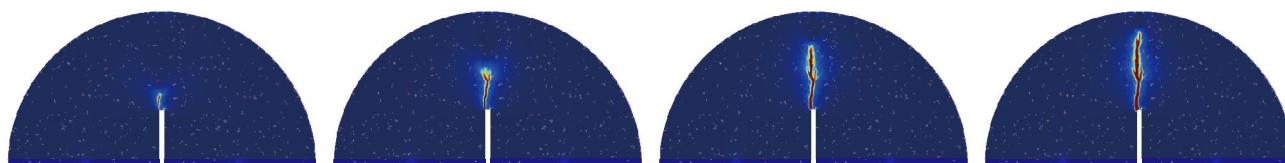
(b) 花岗岩 I 型断裂韧度

图 16 花岗岩力学特性数值模拟结果

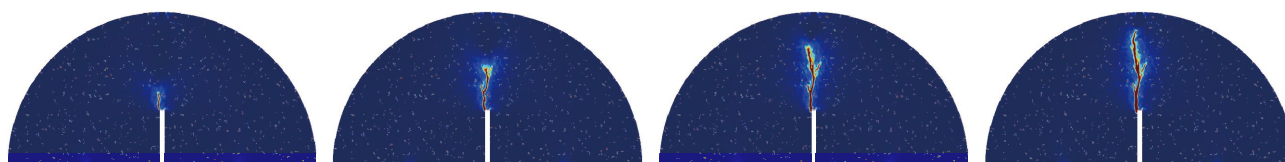
Fig.16 Numerical simulation results of mechanical properties of granite



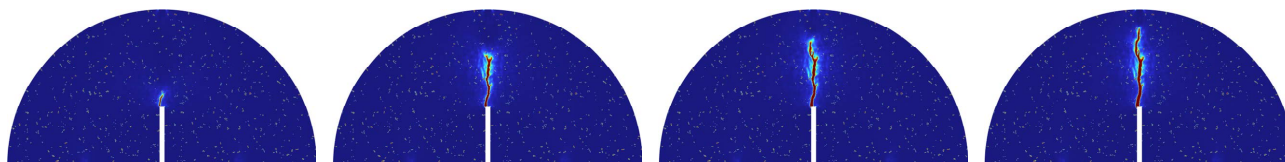
(a) 3 次循环



(b) 5 次循环



(c) 7 次循环



(d) 9 次循环

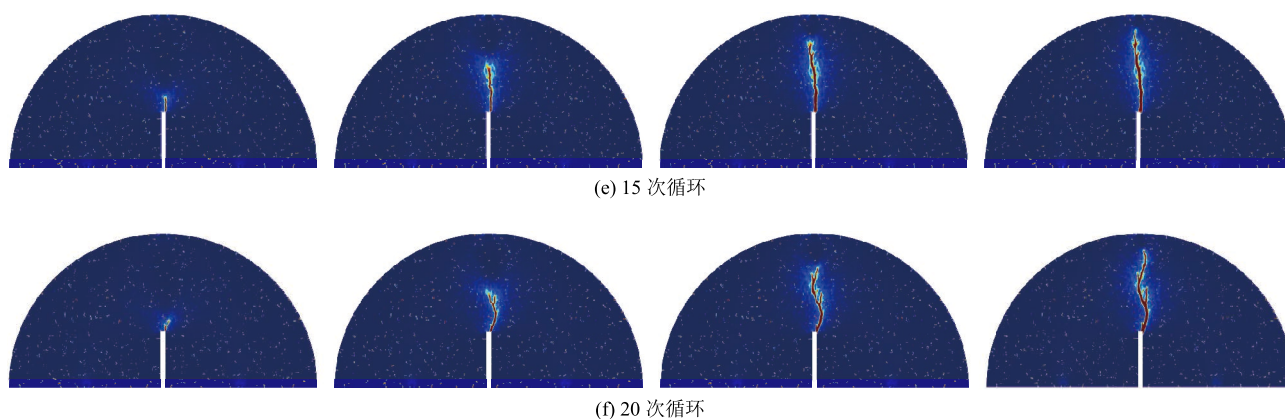


图 17 花岗岩的 I 型断裂扩展路径
Fig.17 Mode I fracture propagation paths in granite

展路径逐渐偏离直线方向,形成小幅度弧线型轨迹,并产生少量孤立、短小的次生裂纹。当循环次数增至 7 次和 9 次时,主裂隙扩展方向发生多次偏转,次生裂纹的数量逐渐增多,呈现明显的剪切拉伸混合型破坏,导致断口表面较为粗糙。经过 15 次循环处理后,花岗岩的主裂纹扩展轨迹变得更加曲折,从近似直线型转变为弧线型。这一结果验证了高温加热-液氮冷却循环对花岗岩的损伤致裂作用。随着液氮冷却循环次数的增加,花岗岩内部的微损伤和微裂纹累积加剧,对主裂隙的扩展路径和断裂面的形貌产生了影响。

5 结 论

本文围绕干热岩储层的液氮循环压裂技术,结合室内试验和数值模拟分析手段,探究花岗岩在高温加热-液氮冷却循环作用下的力学性质和断裂特征。得出主要结论如下:

(1) 高温加热-液氮冷却循环处理在花岗岩内部造成严重的热损伤,表现为岩石物理力学性能的显著劣化,其峰值强度和 I 型断裂韧度与循环次数呈负相关关系。从 3 次循环到 9 次循环,花岗岩的断裂韧度下降幅度为 37.8%;从 9 次循环到 20 次循环,其下降幅度仅为 21.3%,表明花岗岩的损伤在最初几个高温加热-液氮冷却循环过程中更为显著。

(2) 随着高温加热-液氮冷却循环次数的增加,花岗岩内部微裂纹发育更加充分,结构受损程度显著提高。在三点弯曲试验下,花岗岩试样呈现较为曲折的 I 型断裂扩展路径。花岗岩的断面粗糙度与循环次数呈正相关关系。断口形貌的变化表明,较高的循环次数有利于形成粗糙的断口表面,从而导致较高的分形维数。

(3) 数值模拟结果表明,花岗岩内部陡峭的热

梯度和矿物颗粒的热膨胀变形差异是诱发花岗岩内部热损伤的主要原因。损伤面积随循环次数的增加呈现不同阶段的增长幅度变化。在 9 次循环之前,花岗岩的损伤面积随循环次数显著增长;在 9 次循环之后,损伤面积的增长幅度有所减缓。

(4) 细观微裂纹的数量和分布特征会直接影响花岗岩的宏观断裂韧度和断面粗糙度。随着循环次数的增加,花岗岩内部出现不同程度的热损伤。在三点弯曲试验加载阶段,热损伤微裂纹影响了主裂纹的扩展过程,断裂扩展路径更为曲折复杂。

参 考 文 献

- [1] 张超, 胡圣标, 黄荣华, 等. 干热岩地热资源热源机制研究现状及其对成因机制研究的启示[J]. 地球物理学进展, 2022, 37(5): 1907-1919.
ZHANG Chao, HU Sheng-biao, HUANG Rong-hua, et al. Research status of heat source mechanism of the hot dry rock geothermal resources and its implications to the studies of genetic mechanism[J]. *Progress in Geophysics*, 2022, 37(5): 1907-1919.
- [2] 文冬光, 张二勇, 王贵玲, 等. 干热岩勘查开发进展及展望[J]. 水文地质工程地质, 2023, 50(4): 1-13.
WEN Dong-guang, ZHANG Er-yong, WANG Gui-ling, et al. Progress and prospect of hot dry rock exploration and development[J]. *Hydrogeology & Engineering Geology*, 2023, 50(4): 1-13.
- [3] 原若溪, 马峰, 张薇, 等. 地热储层改造技术研究进展[J]. 科技导报, 2022, 40(20): 52-64.
YUAN Ruo-xi, MA Feng, ZHANG Wei, et al. Application of geothermal reservoir modification technologies and prospective[J]. *Science & Technology*

- Review**, 2022, 40(20): 52-64.
- [4] 吕茂淋, 朱珍德, 周露明, 等. 基于相场法的预制双裂隙岩体力学压裂扩展数值模拟研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(6): 1850-1862.
LÜ Mao-lin, ZHU Zhen-de, ZHOU Lu-ming, et al. Numerical simulation of hydraulic fracture propagation in rock masses with pre-existing double fractures using the phase field method[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(6): 1850-1862.
- [5] 薛海飞, 朱光辉, 张健, 等. 深部煤层气水力波及压裂工艺研究及应用[J]. 煤炭技术, 2019, 38(5): 81-84.
XUE Hai-fei, ZHU Guang-hui, ZHANG Jian, et al. Research and application of hydraulic networks fracturing technology in deep coalbed methane[J]. **Coal Technology**, 2019, 38(5): 81-84.
- [6] 王少锋, 孙立成, 周子龙, 等. 非爆破岩理论和技术发展与展望[J]. 中国有色金属学报, 2022, 32(12): 3883-3912.
WANG Shao-feng, SUN Li-cheng, ZHOU Zi-long, et al. Development and prospect of non-blasting rock breakage theory and technology[J]. **The Chinese Journal of Nonferrous Metals**, 2022, 32(12): 3883-3912.
- [7] HUANG Z, ZHANG S, YANG R, et al. A review of liquid nitrogen fracturing technology[J]. **Fuel**, 2020, 266: 117040.
- [8] 洪纯阳, 杨睿月, 黄中伟, 等. 液氮循环压裂裂缝起裂与形态特征可视化研究[J]. 石油科学通报, 2023, 8(1): 87-101.
HONG Chun-yang, YANG Rui-yue, HUANG Zhong-wei, et al. Visualization of fracture initiation and morphology by cyclic liquid nitrogen fracturing[J]. **Petroleum Science Bulletin**, 2023, 8(1): 87-101.
- [9] NING P, JU F, SU H J, et al. An investigation on the deterioration of physical and mechanical properties of granite after cyclic thermal shock[J]. **Geothermics**, 2021, 97: 102252.
- [10] WU X, HUANG Z, CHENG Z, et al. Effects of cyclic heating and LN₂-cooling on the physical and mechanical properties of granite[J]. **Applied Thermal Engineering**, 2019, 156: 99-110.
- [11] RONG G, SHA S, LI B, et al. Experimental investigation on physical and mechanical properties of granite subjected to cyclic heating and liquid nitrogen cooling[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2021, 54: 2383-2403.
- [12] CAO R, FANG L, QIU X, et al. Effect of heating-water cooling cycle treatment on the pore structure and shear fracture characteristics of granite[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2023, 286: 109263.
- [13] FENG G, WANG X, WANG M, et al. Experimental investigation of thermal cycling effect on fracture characteristics of granite in a geothermal-energy reservoir[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2020, 235: 107180.
- [14] VASCONCELOS G, LOURENCO P B, COSTA M F M. Mode I fracture surface of granite: measurements and correlations with mechanical properties[J]. **Journal of Materials in Civil Engineering**, 2008, 20(3): 245-254.
- [15] RONG G, YANG J, CHENG L, et al. A Forchheimer equation-based flow model for fluid flow through rock fracture during shear[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2018, 51: 2777-2790.
- [16] YIN T, LI Q, LI X. Experimental investigation on mode I fracture characteristics of granite after cyclic heating and cooling treatments[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2019, 222: 106740.
- [17] ZHUANG D, YIN T, LI Q, et al. Fractal fracture toughness measurements of heat-treated granite using hydraulic fracturing under different injection flow rates[J]. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 2022, 119: 103340.
- [18] LI Q, LI X, YIN T. Effect of microwave heating on fracture behavior of granite: an experimental investigation[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2021, 250: 107758.
- [19] 杨孝亮, 王文杰. 不同养护温度下充填体-围岩胶结面剪切破坏特征[J]. 土木工程学报, 2022, 55(4): 76-87.
YANG Xiao-liang, WANG Wen-jie. Shear failure characteristics of cemented interface between filling material and surrounding rock at different curing temperatures[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2022, 55(4): 76-87.
- [20] GAO G, MEGUID M A. On the role of joint roughness on the micromechanics of rock fracturing process: a numerical study[J]. **Acta Geotechnica**, 2022, 17(7): 2799-2824.
- [21] ZHANG L, ZHANG Z, CHEN Y, et al. Crack development and damage patterns under combined dynamic-static loading of parallel double fractured rocks based on DIC technique[J]. **Acta Geotechnica**, 2023, 18(2): 877-901.

- [22] WANG Y, ZHOU X, WANG Y, et al. A 3-D conjugated bond-pair-based peridynamic formulation for initiation and propagation of cracks in brittle solids[J]. **International Journal of Solids and Structures**, 2018, 134: 89-115.
- [23] FAN Z, XIE H, ZHANG R, et al. Characterization of anisotropic mode II fracture behaviors of a typical layered rock combining AE and DIC techniques[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2022, 271: 108599.
- [24] 荀杨, 苏博, 翟梁皓, 等. 干热岩储层改造技术研究进展[J]. 长春工程学院学报(自然科学版), 2023, 24(3): 81-86.
- XUN Yang, SU Bo, ZHAI Liang-hao, et al. Progress in research on modification technology of hot dry rock reservoir[J]. **Journal of Changchun Institute of Technology (Natural Science Edition)**, 2023, 24(3): 81-86.
- [25] LAI Y, ZHAO K, HE Z, et al. Fractal characteristics of rocks and mesoscopic fractures at different loading rates[J]. **Geomechanics for Energy and the Environment**, 2023, 33: 100431.
- [26] LIU J, XUE Y, ZHANG Q, et al. Micro-cracking behavior of shale matrix during thermal recovery: insights from phase-field modeling[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2020, 239: 107301.
- [27] 刘嘉, 薛熠, 高峰, 等. 层理页岩水力裂缝扩展规律的相场法研究[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(3): 464-473.
- LIU Jia, XUE Yi, GAO Feng, et al. Propagation of hydraulic fractures in bedded shale based on phase-field method[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2022, 44(3): 464-473.
- [28] MIEHE C, HOFACKER M, WELSCHINGER F. A phase field model for rate-independent crack propagation: robust algorithmic implementation based on operator splits[J]. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 2010, 199(45-48): 2765-2778.
- [29] LIU J, YAO K, XUE Y, et al. Study on fracture behavior of bedded shale in three-point-bending test based on hybrid phase-field modelling[J]. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 2019, 104: 102382.
- [30] 廖东良, 肖立志, 张元春. 基于矿物组分与断裂韧度的页岩地层脆性指数评价模型[J]. 石油钻探技术, 2014, 42(4): 37-41.
- LIAO Dong-liang, XIAO Li-zhi, ZHANG Yuan-chun. Evaluation model for shale brittleness index based on mineral content and fracture toughness[J]. **Petroleum Drilling Techniques**, 2014, 42(4): 37-41.
- [31] WANG F, KONIETZKY H, FRÜHWIRT T, et al. Laboratory testing and numerical simulation of properties and thermal-induced cracking of Eibenstock granite at elevated temperatures[J]. **Acta Geotechnica**, 2020, 15: 2259-2275.
- [32] HU X, GONG X, XIE N, et al. Modeling crack propagation in heterogeneous granite using grain-based phase field method[J]. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 2022, 117: 10320.